せん断と引張を受ける高力ボルト継手における てこ反力のすべり耐力への影響に関する実験的研究

EXPERIMENTAL STUDY ON EFFECTS OF PRYING FORCE ON SLIP CAPACITY IN HIGH STRENGTH BOLTED JOINTS SUBJECTED TO SHEAR AND TENSION

加藤　創士[*1]　　武田　洋一[*2]　　杉本　悠真[*3]

Soshi KATO[*1]　　Yoichi TAKEDA[*2]　　Yuma SUGIMOTO[*3]

ABSTRACT　In this study, static loading experiments of high-strength bolt joints under tension and shear were conducted to verify the validity of the developed new slip capacity formula which is considered the contribution of prying force to slip resistance. Experimental results showed that joints with small joint flange thicknesses are prone to prying forces, and the slip capacity of these joints is greater than that of joints with large joint flange thicknesses. Additionally, the slip resistance is not expected to improve as much as the developed slip resistance formula because of the difficulty in generating prying forces due to thermal deformation of flange during the welding of the joint web and flange.

Keywords:高力ボルト，すべり耐力，てこ反力，静的載荷実験
High strength bolts, Slip strength, Prying force, Static loading experiment

1. はじめに

1.1　研究背景および著者らのこれまでの成果[1]

本研究で対象とするせん断と引張が複合的に作用する高力ボルト継手は，図 1 の落橋防止構造の接合部をはじめとした耐震改修で後付けされる部材に多く採用されている．このような接合部では既存部材のサイズ制約を受けるため，継手はなるべくコンパクトであることが好ましい．著者らは従来のすべり耐力式にてこ反力由来の接触圧成分を考慮することで，引張とせん断が複合的に作用する継手のすべり耐力を大きく見積もることができ，継手のコンパクト化が期待できることを明らかにしている．また，継手フランジ板厚を小さくするにつれて，小さい引張力でもてこ反力が発生するため，せん断力成分が大きい継手のすべり耐力向上が可能であることを明らかにした．

[*1] 準会員（学生）
学士（工学）　岩手大学　大学院総合科学研究科
（〒020-8551　岩手県盛岡市上田 4-3-5）
[*2] 非会員
修士（工学）　岩手大学　理工学系技術部
（〒020-8551　岩手県盛岡市上田 4-3-5）
[*3] 第 2 種正会員
博士（工学）　岩手大学　システム創成工学科
助教
（〒020-8551　岩手県盛岡市上田 4-3-5）

1.2　せん断と引張を受ける高力ボルト継手のてこ反力を考慮した新すべり耐力式とその効果

てこ反力を考慮した新しいすべり耐力式（以下，新すべり耐力式）を用いた試設計を行う．対象の継手構造を図 2 に示す．ボルトが 4 本配置された一般的なスプリットティー継手で高力ボルトは M16(F10T)とし，Y 軸方向の縁端距離 a（以下，a 寸法）と継手ウェブ面からボルト中心までの距離 b（以下，b 寸法）はそれぞれ 35mm とした．

国内の設計指針類[2, 3]ではすべり耐力式にてこ反力の影響は考慮されていない．これは，任意荷重に対するてこ反力算定の難しさや，結果として保守的な耐力評価となることが背景にあると考えられる．

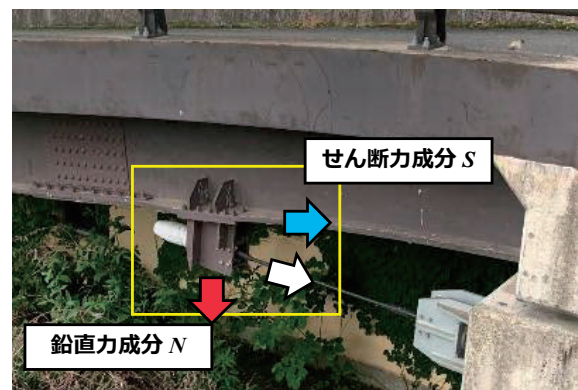



図 1　せん断と引張を受ける継手の例（落橋防止構造）

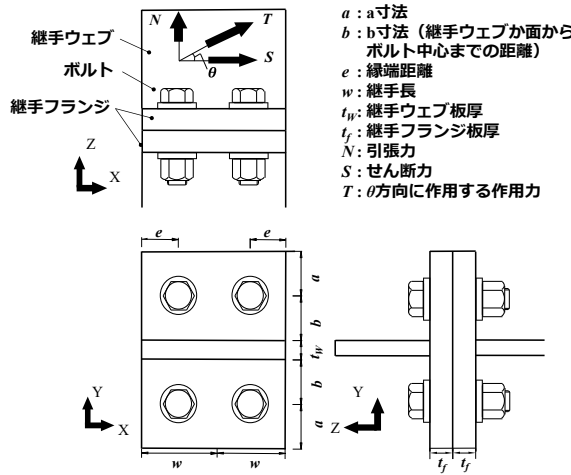



図 2　本研究で対象とする継手構造

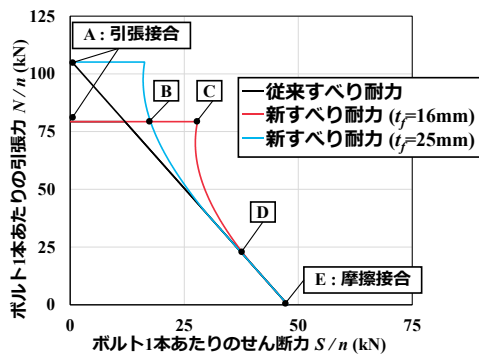



図 3　せん断と引張を受ける高力ボルト継手の
相関耐力曲線

そのせん断と引張を受けるボルト継手のすべり耐力式（以下，従来すべり耐力式）の一例を式(1)に示す．

$$P_{slip_I}=\mu m(nB_0\text{-}N) \tag{1}$$

ここで，

B_0　：　設計初期ボルト軸力 (N) (M16: 106000N)
P_{slip_I}：　てこ反力を考慮しないすべり耐力 (N)
μ　：　設計すべり係数，本研究では無機ジンクリッチペイントを想定し 0.45 とする．
m　：　接合面数，本研究では 1 とする．
n　：　ボルト本数
N　：　図 2 の継手に作用する引張力 (N)

てこ反力は，式(2), (3)の橋梁用高力ボルト設計指針[4]（以下，JSSC 指針）のてこ反力式を参考にする．

$nB_0>N$のとき

$$R=pB_0 \tag{2}$$

$nB_0\leq N$のとき

$$R=p\frac{N}{n} \tag{3}$$

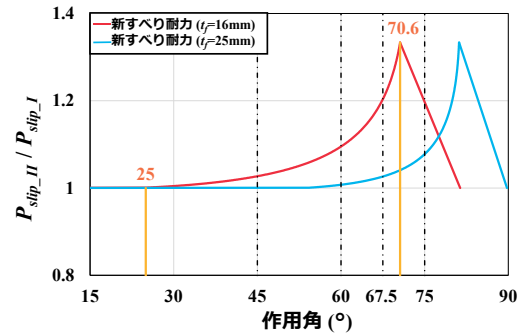



図 4　t_f＝16mm，t_f＝25mm のすべり耐力比と角度の関係

ここで，

p　：　てこ反力係数
R　：　ボルト 1 本あたりのてこ反力 (N)

対象継手は M16(F10T)で，JSSC 指針のてこ反力式の適用範囲である M22 (F10T)を逸脱する．しかし，付録のように a/d と b/d が JSSC 指針で対象とされる継手諸元のそれ（50mm / 22mm＝2.27）に近ければ，JSSC 指針のてこ反力算定式が適用できることを予め確認している．なお，てこ反力係数 p の算出式の詳細は JSSC 指針を参照されたい．

継手に引張力 N が作用するとボルト軸力 B が増加する．JSSC 指針においてボルト軸力 B はてこ反力係数 p を用いて以下の式で表される．

$nB_0>N$のとき

$$B=B_0(1+p) \tag{4}$$

$nB_0\leq N$のとき

$$B=\frac{N}{n}(1+p) \tag{5}$$

式(1)のすべり耐力式に式(2)または式(3)から算出されるてこ反力 R を加えることで，新すべり耐力式を式(6)，(7)のように表すことができる．

$nB_0>N$のとき

$$P_{slip_II}=\mu m(nB_0\text{-}N+nR) \tag{6}$$

$nB_0\leq N$のとき

$$P_{slip_II}=\mu mnR \tag{7}$$

図 3 にせん断と引張を受ける高力ボルト継手の相関耐力曲線の例を示す．縦軸と横軸はそれぞれボルト 1 本あたりの引張力 N/n とせん断力 S/n である．図中の黒線が式(1)を，着色線が式(6), (7)を使用して求めた．赤線は t_f＝16mm，青線は t_f＝25mm の耐力曲線である．黒線と着色線が重ならない領域が新すべり耐力式を採用することですべり耐力が向上する領域である．引張力成分が増加し始めるとてこ反力が発生し，てこ反力の増加にともない P_{slip_I} と

(a) 仲・吉本の実験結果

(b) 井上らの実験結果

図 5　既往研究で示された相関耐力図

図 6　実験供試体図面（t_f＝25mm－60°）および各種計測機器の設置位置　（単位：mm）

P_{slip_II}の差が大きくなる．図 3 の BCD 領域では t_f＝16mm の耐力曲線が t_f＝25mm の耐力曲線を上回る．これは継手フランジ板厚が薄いと，作用力が小さい段階でてこ反力が発生するためである．

図 4 に P_{slip_I} と P_{slip_II} の比（以下，すべり耐力比）と作用力角度 θ（以下，作用角 θ）の関係を示す．t_f＝16mm は θ＝70.6° で t_f＝25mm は θ＝81.2° でボルトが降伏軸力に到達する．図より t_f＝16mm ですべりが先行する 30°≦θ≦70.6°の範囲では t_f＝25mm よりも大きなすべり耐力を得られることがわかる．

1.3　本研究の目的

過去にもせん断と引張が作用する高力ボルト継手の実験が行われている．仲と吉本[5]はボルト径 15.9mm，継手フランジ板厚 25mm の継手を対象に接触面の角度を変化させて同一供試体で 5 回載荷を繰り返す実験を実施している．また，井上ら[6]もボルト径 16mm，継手フランジ板厚に相当する載荷治具の板厚が 24mm の継手に対して鋼材強度と接合面処理を変化させて同様の実験を実施している．図 5 に仲と吉本と井上らの実験結果を示す．仲と吉本らは文献内でてこ反力の影響は無視できる程度であると述べられている．また，図 5 (b)の井上らの実験結果をみてもてこ反力によるすべり耐力の上昇はみられない．しかしながら，t_f/ d がこれらの既往実験とほぼ同じである図 3 の t_f＝25mm の曲線をみると，ボルト降伏軸力に到達するまで曲線的な分布であり，てこ反力によりすべり耐力が上昇している．

そこで本研究では，せん断と引張が複合的に作用する高力ボルト継手の引張載荷実験を実施し，**1.2** の新すべり耐力式で観測された，てこ反力によるすべり耐力の上昇と，継手フランジ板厚の減少に伴うすべり耐力の上昇が実際に生じるかを検証する．

表 1　使用した鋼材の機械的性質

	降伏点 (MPa)	引張強さ (MPa)	伸び (%)	降伏点ひずみ ($\times10^{-6}$)	弾性係数 (MPa)	ポアソン比 (%)
SM490Y (16mm)	360.3	521.6	27.2	1802	200029	0.28
SM490Y (25mm)	360.5	507.5	31.2	1854	194402	0.27
F10T (首下長さ 60mm)	1029.3	1087.9	19.6	5166.3	199276	0.28
F10T (首下長さ 80mm)	1045.5	1099.6	19.3	5254.9	198968	0.28

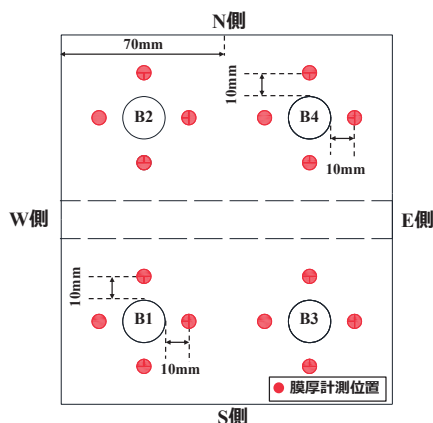



図 7　膜厚および粗さの計測位置

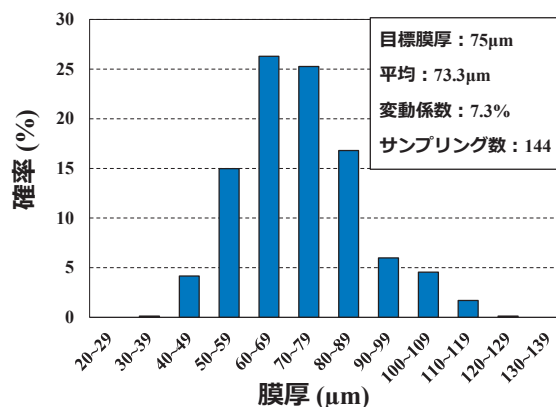



図 8　片面膜厚の頻度分布確率

2.　実験条件

2.1　実験供試体

図 6 に実験供試体の図面を，表 1 に使用した鋼材の材料特性値を示す．SM490Y は JIS Z 2241[7]の 5 号試験片，F10T は JIS B 1186[8]の高力ボルト試験片で材料試験を実施している．図 6 の実験供試体は t_f =25mm, θ=60° のケースを示している．高力ボルトは片側に 2 本ずつ，合計で 4 本配置した．継手ウェブ，継手フランジは SM490Y，高力ボルトは既往実験との比較のため，M16(F10T)を使用した．

試験機に偏心荷重が作用しないように，接合面中心を載荷軸に一致させる方針で供試体を製作した．継手フランジは，a 寸法，b 寸法ともに 35mm とし，ボルトピッチは a 寸法と b 寸法を足した値の 70mm とした．また，継手フランジ板厚が同じケースで，継手フランジ曲げ剛性を一定とするために，継手フランジ幅はボルトピッチの 2 倍の 140mm で一定としている．継手ウェブの平行部の長さは，短辺が 25mm となるように全ケース統一し，長辺は角度に応じて長さを変化させている．また，継手ウェブ板厚はすべり，ボルト降伏，継手フランジ降伏が生じる前に降伏しないように 16mm とした．

無機ジンク塗布後の全試験体の膜厚を電磁誘導式膜厚計 ((株)ケツト科学研究所製 LZ990) により計測した．無機ジンクリッチペイントは片面膜厚 75µm を目標に接合面のみに塗布している．膜厚の計測位置は図 7 のようにボルト孔周辺 4 か所とし，各点で 3 回ずつ計測した．片面膜厚の度数分布を図 8 に示す．平均膜厚 73.3μm，変動係数 7.3%と概ね目標通りの膜厚を確保できることを確認した．

載荷前の実験供試体の状況を写真 1 に示す．実験供試体は接合面に平行な方向にすべりが生じるため，この方向の供試体の回転を拘束しないようピン治具を介して 2000kN 万能試験機に取り付けた．

2.2　実験ケース

表 2 に実験ケースを示す．実験ケースは継手フランジ板厚 t_f，作用角 θ を変化させた合計 10 ケースとした．試験体数は各ケース 2 体としている．

1.3 で示した既往研究では，ボルト径約 16mm，t_f= 25mm の継手諸元で実験が行われている．本研究もこの実験との比較を行う目的で，継手フランジ板厚のひとつは 25mm に設定した．また，継手フランジ板厚の小さい継手は，継手フランジが大きいものと比べて作用角が小さい範囲ですべり耐力が大きくなる．これを実験的に確認するために，ボルト径と同じ継手フランジ板厚である 16mm を用意した．

変化させる作用角 θ は図 4 の黒点線位置に対応しており，次のように決定した．

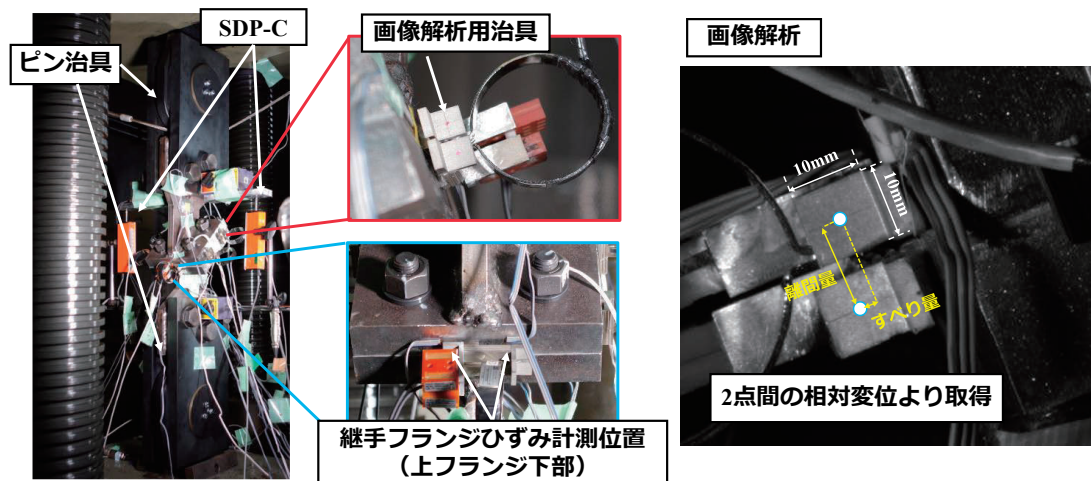



写真 1　供試体の載荷状況（t_f＝25mm－45）

表 2　実験ケース

継手フランジ板厚 t_f（mm）	16, 25
作用角　（°）	45, 60, 67.5, 75, 90

- 45°　: t_f＝16mm のみてこ反力が発生し，P_{slip_I} と P_{slip_II} に差がみられる角度．
- 60°，67.5°　: t_f＝16mm，t_f＝25mm ともにすべりが先行し，t_f＝16mmn の方がすべり耐力が大きいと予測される角度．
- 75°　: t_f＝16mm はボルト降伏（もしくは継手フランジ降伏）が先行し，t_f＝25mm はすべりが先行する角度．
- 90°　: t_f＝16mm，t_f＝25mm ともにボルト降伏（もしくは継手フランジ降伏）が先行する角度で，通常の引張接合継手．

実験ケース名は英字 t_f の後に継手フランジ板厚（単位：mm）を表し，－（ハイフン）の後の数字は作用角を表す．最後の A, B で同ケースの 2 体の試験体を区別する．例えば t_f＝16mm－45－A は t_f＝16mm，θ＝45°　の A 試験体であることを表している．

2.3　実験方法と計測項目

載荷はボルトが破断するまで単調漸増載荷とし，ボルト締付けから 24 時間後に実施した．なお，t_f＝16mm－45, t_f＝16mm－60 のケースについては，すべりによる荷重低下を確認した後に載荷を止めている．載荷速度は 1kN/s の荷重制御で行った．

計測項目は，万能試験機荷重，ピン治具間の鉛直変位（変位計 SDP－50C），ボルト軸力，継手ウェブ直下の接合面近傍の，継手フランジコバ面の単軸ひずみ，および接合面に対して法線方向の相対変位（以下，離間量）と接合面に対して平行な方向の相対変位（以下，単に相対変位と呼ぶ）である．これらのサンプリング間隔は，後述の画像計測を除き 1Hz とした．ボルト軸力は，ボルト頭部の孔からリード線を通して，ボルト軸部に貼り付けた 2 枚のひずみゲージの出力値から，キャリブレーション結果をもとに軸力換算している．

図 6 に変位計とひずみゲージの設置位置を示している．継手フランジコバ面の単軸ひずみゲージは継手フランジ降伏の判定を行うために設置している．

継手フランジ間の相対変位は，主にクリップ型変位計（東京測器研究所製，製品名：RA-5）を用いた．また，本研究では離間とすべりが同時に生じる．このため，特に 2 方向変位が大きいと予測される継手ウェブ近傍の接合面間は，画像計測により相対変位と離間量を計測した．相対変位と離間量は図 6 に示すように，継手ウェブ近傍の上下フランジに取り付けた画像計測用治具間の 2 方向変位を取得した．画像計測用治具の寸法は縦，横 10mm とし，中心部分にマーカーをつけている．画像計測では，CCD カメラ（型番：東芝テリー社製，BU238M，制御ソフト：HAS-X-Viewer）と画像解析ソフト（DIPP-Motion IV）を用いており，グローバルシャッターにより，3fps で全画素同時タイミングで画像を取得した．

3.　実験結果および考察

3.1　各種継手耐力の定義

「耐力」は万能試験機荷重で表記しており，以降の荷重や耐力はすべて万能試験機荷重で評価する．

ボルトの降伏耐力はボルト軸力が，材料試験結果に基づいて算出した降伏ボルト軸力（t_f＝16mm：161.3kN，t_f＝25mm：163.8kN）に到達した際の荷重とした．継手フランジの降伏耐力は継手フランジコバ面のひずみ値が降伏ひずみ（t_f＝16mm：1801μ，t_f＝25mm：1854μ）に到達した際の荷重とした．

(a) ボルト位置相対変位の算出方法

(b)計測位置による荷重－相対変位曲線の比較
(t_f＝16mm－45－A, W 側)

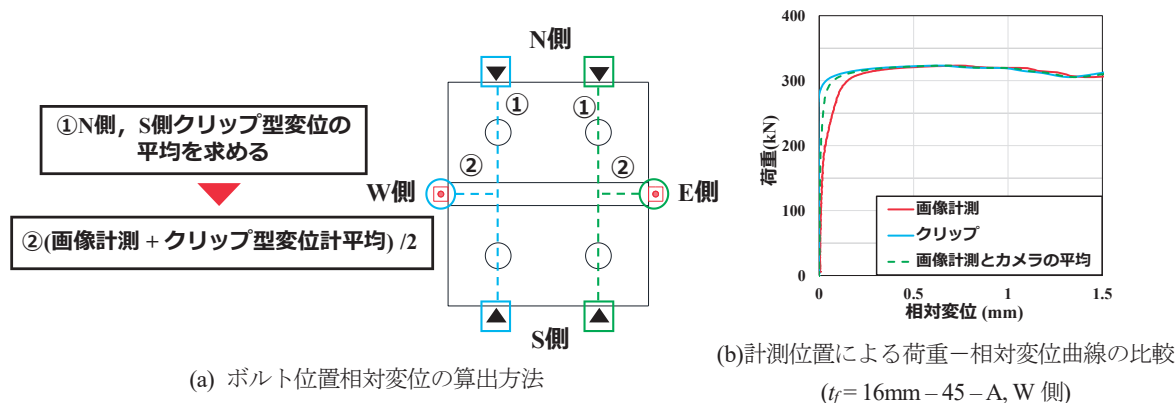



図 9　すべり判定のためのボルト位置相対変位の評価方法

(a) 45°　ケース　(b) 60°　ケース　(c) 67.5°　ケース　(d) 75°　ケース

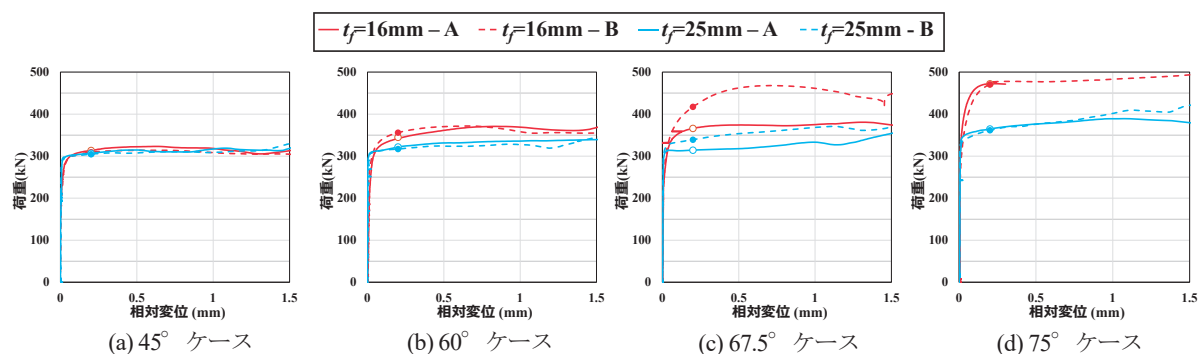



図 10　荷重－ボルト位置相対変位関係

すべり耐力について，本研究は文献[9]を参考に，継手フランジ平行方向の相対変位が0.2mmに到達したときをすべりと定義し，そのときの荷重をすべり耐力とした．本研究の供試体は継手ウェブを介してせん断力が継手へ伝達する．このため，継手ウェブ位置と継手端部で相対変位量にずれが生じる．可能な限りボルト位置での相対変位量を取得する目的で，相対変位は図 9 (a)に示すようなクリップ型変位計の平均値を求めたうえで，さらにその平均値と画像計測で得られた相対変位との平均値（以下，ボルト位置相対変位）を求めた．本研究はこのボルト位置相対変位ですべり判定を行った．図 9 (b)に画像計測，クリップ型変位計，ボルト位置相対変位における荷重－相対変位関係を示す．図 9 (b)より，ボルト位置相対変位は画像計測とクリップ型変位計で計測された相対変位の間の値となる．

図 10 に荷重－ボルト位置相対変位関係を示す．すべり時を「●」プロットで表している．全ての試験体でボルト位置相対変位0.2mmに到達するまでに極大荷重が発生したケースはなく，0.2mm 位置では曲線勾配はほとんど 0 となった．作用角 θ が 60°，67.5°，75°のケースにおいて，t_f＝16mm が t_f＝25mm よりも，すべり耐力が高くなる．これは継手フランジ板厚が薄い t_f＝16mm でてこ反力が発生し，てこ反力により接触力が増加したことで，すべり耐力が向上したためと考えられる．また，t_f＝16mm の θ＝67.5°ケースにおけるすべり耐力のばらつきが 13% と大きいが，この原因については詳細を明らかにできていない．

3.2　隙間計測および感圧紙試験結果

図 11 に接触圧分布と締付け前に計測した接触面間の隙間量を示す．接触圧コンターの斜線部は継手ウェブ位置を表している．感圧紙試験は供試体の表面処理および無機ジンクリッチペイント塗布前に実施した．接合面に感圧紙（富士フイルム製，中圧用 MS）を挿入した状態で，ボルトに貼り付けたひずみゲージの値を確認しながら，6 割締めで 69.6kN を導入し，本締めで 116kN を導入したすることで組み立てた．なお，ボルトは B1→B4→B3→B2 の順に締付けた．隙間は隙間ゲージによりボルト締め付け前の接合面間の隙間を計測している．

隙間量はいずれのケースも JSSC 指針の継手フランジ間隙間量の許容値である 1mm 未満であった．継手ウェブ直下の隙間量が最も小さくなる傾向にあり，継手フランジ端部位置の隙間量が大きくなった．これは継手ウェブと継手フランジを溶接した際の溶

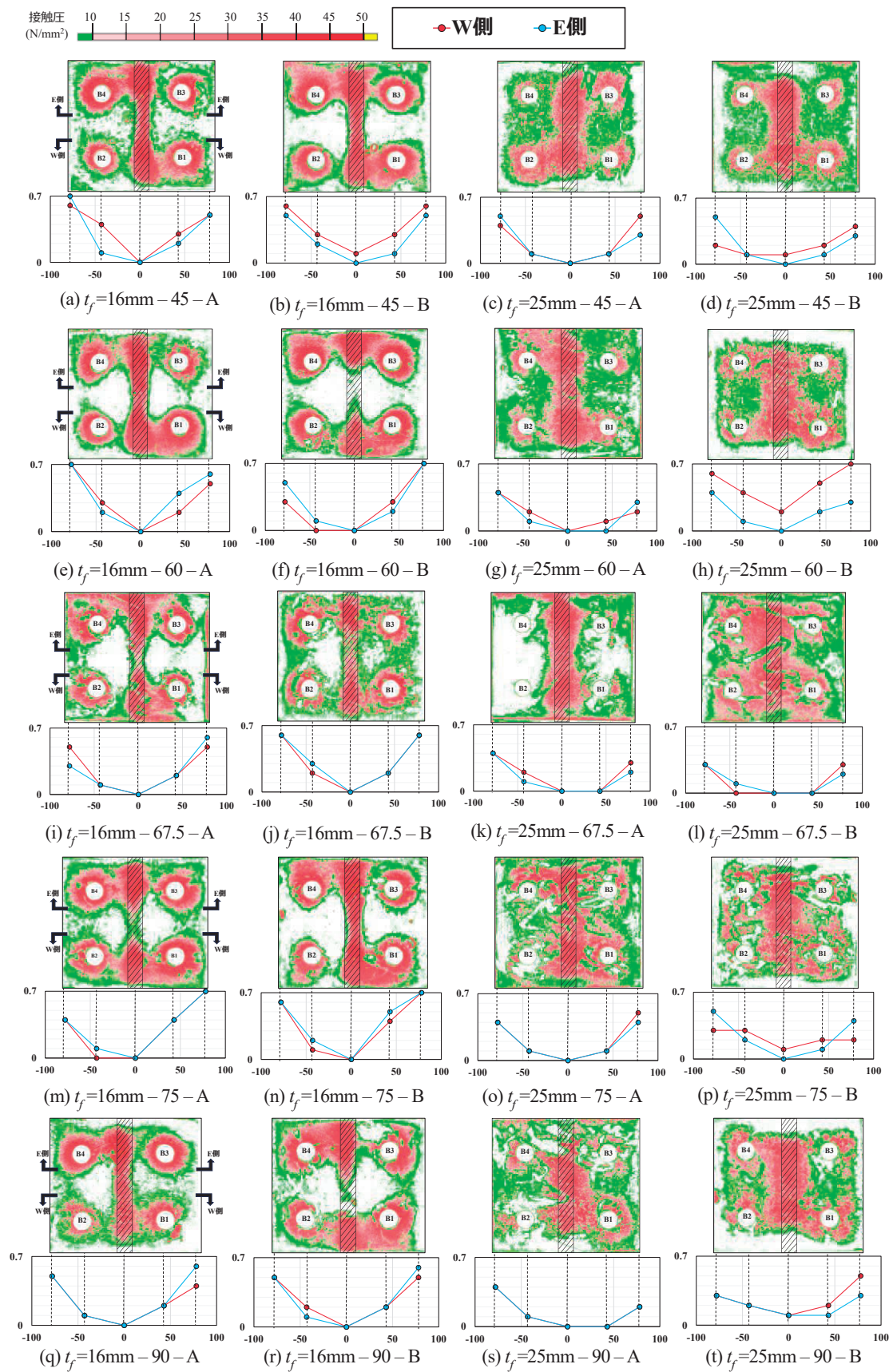



図 11　感圧紙試験結果 (グラフの縦軸は隙間量 (mm), 横軸は計測位置 (mm))

表 3　締付け直後の軸力とリラクセーション結果

ケース名	ボルト No.	締付直後	30秒後	12時間後			24時間後		
		軸力 (kN)	軸力 (kN)	軸力 (kN)	残存軸力率 (%)		軸力 (kN)	残存軸力率 (%)	
t_f = 16mm - 45 -A	B1	116.7	116.1	112.4	96	96	112	96	96
	B2	116	115.3	111.6	95		111.3	95	
	B3	117.8	117.2	112.8	96		112.4	95	
	B4	116	115.4	112.3	96		112	96	
t_f = 16mm - 45 -B	B1	121.7	121	115.8	95	95	109.9	94	95
	B2	116	115.4	110.1	94		110	94	
	B3	117.7	117.3	112.3	96		112.3	96	
	B4	116.4	116	110.5	95		110.2	94	
t_f = 16mm - 60 -A	B1	116	114.8	103	88	88	102	87	93
	B2	116	115.4	111.5	95		111.1	95	
	B3	116.9	116.3	112.6	96		112.2	96	
	B4	113.8	110.2	86.1	74		116.5	-	
t_f = 16mm - 60 -B	B1	119.1	118.6	114.9	97	95	114.5	97	93
	B2	116.5	115.7	111.9	95		111.5	95	
	B3	116.8	116.5	110.4	95		110	94	
	B4	116.1	115.4	110.2	94		109.8	84	
t_f = 16mm - 67.5 -A	B1	116.7	116.2	112.4	96	96	112.3	96	96
	B2	116.8	116.4	113.1	97		113	97	
	B3	116.7	116.4	112.1	96		111.7	96	
	B4	115.5	114.6	110.8	95		110.4	94	
t_f = 16mm - 67.5 -B	B1	117.3	116.7	113.3	96	95	112.9	95	95
	B2	116.9	116.4	108	92		107.4	92	
	B3	116.7	115.9	111.6	95		111.2	95	
	B4	117	116.7	113.5	97		113.1	97	
t_f = 16mm - 75 -A	B1	116.5	116.1	113.2	97	95	112.8	97	95
	B2	115.8	115.2	107.8	91		106.6	90	
	B3	117.1	116.7	112.4	96		111.9	95	
	B4	116.7	116.1	112.7	96		112.2	96	
t_f = 16mm - 75 -B	B1	116.4	115.8	111.7	96	95	111.3	95	94
	B2	116.6	116	111.6	95		111.1	95	
	B3	117.2	116.7	111.9	96		111.3	95	
	B4	116.4	115.4	108.8	93		108.1	92	
t_f = 16mm - 90 -A	B1	116.5	116.3	113.8	97	97	113.8	97	96
	B2	115.8	115.1	110.5	95		110.3	95	
	B3	117.4	117.1	113.6	97		113.5	96	
	B4	118.4	118.3	114.8	97		114.7	97	
t_f = 16mm - 90 -B	B1	116.6	116.6	105.7	91	94	105.9	91	94
	B2	116.3	115.4	110	94		109.6	94	
	B3	116.4	115.8	111.2	95		110.9	95	
	B4	116.9	116.6	112.3	96		112	96	

ケース名	ボルト No.	締付直後	30秒後	12時間後			24時間後		
		軸力 (kN)	軸力 (kN)	軸力 (kN)	残存軸力率 (%)		軸力 (kN)	残存軸力率 (%)	
t_f = 25mm - 45 -A	B1	116.7	116.4	113.4	97	97	113	97	97
	B2	116.8	116.4	113.9	98		113.5	97	
	B3	116.7	116.5	113.1	97		112.6	97	
	B4	116.6	116.3	113.7	97		112.6	97	
t_f = 25mm - 45 -B	B1	116.4	116.3	113.2	97	97	112.9	97	97
	B2	116.6	115.8	110.8	95		110.5	95	
	B3	117.8	117.3	14.5	98		114.1	98	
	B4	116.2	115.8	113.4	97		113	97	
t_f = 25mm - 60 -A	B1	116.2	116	113.1	97	97	112.7	97	97
	B2	117.4	117.1	114.1	97		113.8	97	
	B3	117	116.4	113.6	97		113.1	97	
	B4	116.2	115.9	112.8	97		112.3	96	
t_f = 25mm - 60 -B	B1	116.6	115.5	110.7	95	96	110	94	96
	B2	115.9	115.6	112.4	96		112	96	
	B3	116.2	115.7	112.3	96		111.9	96	
	B4	116.4	116	112.7	97		112.3	96	
t_f = 25mm - 67.5 -A	B1	117.8	117.4	114.7	97	96	114.3	97	96
	B2	116	116	111.5	96		110.4	95	
	B3	117	116.4	113.2	96		112.7	96	
	B4	117.5	117	113.1	96		112.7	96	
t_f = 25mm - 67.5 -B	B1	116.5	116	112	96	97	111.5	95	96
	B2	116.8	116.2	112.3	96		111.8	95	
	B3	117.4	117	113.5	97		113.1	96	
	B4	117	116.5	113.5	97		113.1	96	
t_f = 25mm - 75 -A	B1	116.2	115.9	113.4	97	97	113.1	97	96
	B2	116.4	115.8	112.5	97		112.5	97	
	B3	115.8	115.3	112.8	97		112.4	96	
	B4	116.6	116.2	111.6	95		111	95	
t_f = 25mm - 75 -B	B1	116.8	115.9	110.6	94	95	109.9	94	94
	B2	116.5	116.2	112.7	97		112.3	96	
	B3	116.8	116.6	109.1	94		109.9	94	
	B4	116.7	116	109	93		108.1	92	
t_f = 25mm - 90 -A	B1	117.2	116.7	113.3	96	96	113.1	96	96
	B2	117	116.6	112.4	96		112.1	96	
	B3	116.8	116.3	112.7	96		112.5	96	
	B4	117.3	117	114.1	97		113.9	97	
t_f = 25mm - 90 -B	B1	116.5	115.8	113.2	97	97	113	96	97
	B2	117.1	117	113.5	97		113.2	97	
	B3	117.1	116.6	113.5	97		113.3	97	
	B4	117.6	117.6	115.3	98		114.8	98	

接熱による影響であり，引張接合継手の実験供試体でよく確認される隙間分布である[10]．接触圧分布について，t_f=16mm と t_f=25mm の 2 つのケースで，隙間量の小さい継手ウェブ直下周辺で高い接触圧が観測された．また，t_f=25mm のケースでは全体的に接触圧が t_f = 16mm と比べて小さい．これは継手フランジ板厚が大きいと，ボルト軸力導入時の接触圧が低くなるためである．また，ボルト孔周りの接触圧については，t_f = 16mm よりも t_f = 25mm のほうが小さい傾向にある．これは継手フランジの曲げ剛性の違いによるもので，継手フランジ板厚が大きいと，ボルト締付け時に継手フランジが変形しにくく，これによりボルト孔周辺の接触圧が低くなっている．(k)のケースではボルト孔周辺に接触圧が観測されていないが，この原因は明らかにできていない．

3.3　リラクセーション試験

締付け直後から載荷試験直前までの 24 時間のリラクセーション試験結果を表 3 に示す．t_f = 16mm – 60 – A 試験体の B4 のみ軸力が大きく低下していたため，増し締めを行った．また，載荷直前における残存軸力低下率を度数分布として図 12 にまとめている．

表 3 より，全ケースで 12 時間経過後と 24 時間経過後の軸力差はほとんどみられない．このため，載荷試験中にリラクセーションによる大きなボルト軸力低下は起こらないと考えられる．また，24 時間経過後の残存軸力率は全ケースで 90%を超えている．図 12 より，t_f = 16mm ケースよりも t_f = 25mm ケースの残存軸力率が高い．これは t_f = 25mm ケースの締付け厚が大きいためで，文献[12]と同様の傾向である．

3.4　重ね継手（$\theta = 0°$）のすべり試験

接合面のすべり係数を同定するために図 13 に示すような 1 面摩擦接合継手のすべり試験供試体を用意した．板厚は t_f = 16mm, t_f = 25mm の 2 種類で，ボルトピッチ，縁端距離，接触面面積，鋼材，ボルトセットは **2.1** の実験供試体と同じとした．接合面はブラスト処理後，目標膜厚を 75μm として無機ジン

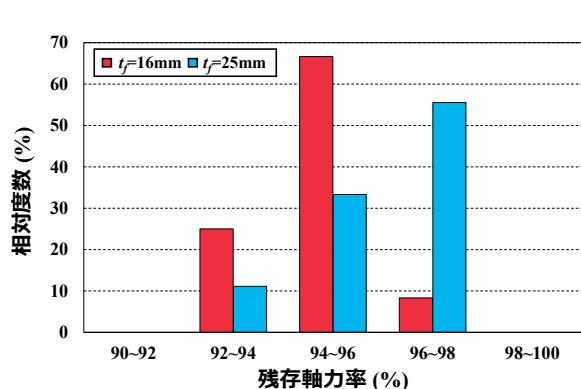



図 12　残存軸力率の相対度数分布

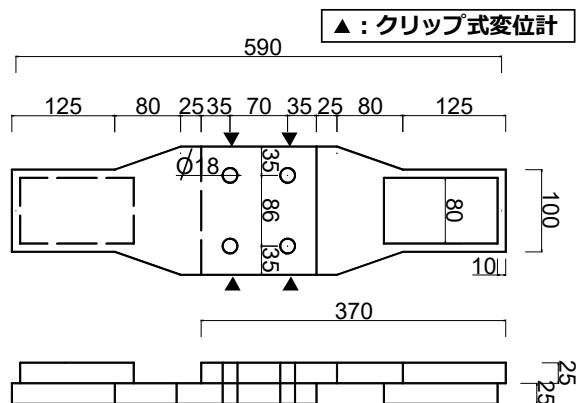



図 13　重ね継手の実験供試体図面 (t_f＝25mm)
（単位：mm）

表 4　1 面摩擦接合継手のすべり試験結果

ケース名		ボルト No.	締付直後 軸力 (kN)	試験前軸力 N_1 軸力 (kN)	試験前軸力 N_1 残存軸力率 (%)		すべり時軸力 N_2 軸力 (kN)	すべり時軸力 N_2 残存軸力率 (%)		すべり荷重 (kN)	すべり係数 μ_0	すべり係数 μ_0 平均	すべり係数 μ_1	すべり係数 μ_1 平均	すべり係数 μ_2	すべり係数 μ_2 平均
t_f＝16mm-0	A	B1	116.2	110	94	95	110	94	95	349.4	0.82	0.83	0.79	0.80	0.86	0.87
		B2	116.3	110.5	95		110.5	95								
		B3	116.4	110.9	95		110.9	95								
		B4	116.7	110.2	94		110.2	94								
t_f＝16mm-0	B	B1	116.4	109.8	94	95	109.8	94	95	356.6	0.84		0.80		0.88	
		B2	116.4	110.1	94		110.1	94								
		B3	116.7	112.6	96		112.6	96								
		B4	116.5	110.5	95		110.5	95								
t_f＝25mm-0	A	B1	116.5	111.8	96	95	111.8	96	95	362.9	0.86	0.85	0.84	0.82	0.85	0.84
		B2	115.8	109.1	93		109.1	93								
		B3	115.7	111.7	96		111.7	96								
		B4	116.8	112.6	96		112.6	96								
t_f＝25mm-0	B	B1	116.8	107.6	92	95	107.6	92	95	352	0.83		0.79		0.83	
		B2	116.9	111.3	95		111.3	95								
		B3	117	112.2	96		112.2	96								
		B4	117	112.9	97		112.9	97								

クリッチペイントを塗布した．重ね継手の膜厚は図 8 の頻度分布と一致している．対象とする重ね継手の設計すべり耐力は 190.8kN で t_f＝16mm, t_f＝25mm の板の純断面降伏耐力はそれぞれ 681.6kN, 1065kN となり，これをもとに計算したすべり / 降伏耐力比は t_f＝16mm, t_f＝25mm でそれぞれ 0.28, 0.18 となる．重ね継手は載荷中の偏心曲げにより，2 面摩擦接合継手よりも得られるすべり係数が小さくなることが知られている．しかし，すべり / 降伏耐力比が小さくなるほど重ね継手と 2 面摩擦接合継手の誤差が小さくなり，すべり / 降伏耐力比が 0.4 程度であればそれらのすべり係数の誤差は 5%程度であることが示されている[13]．図 13 の重ね継手はすべり / 降伏耐力比が 0.18, 0.28 と小さく，偏心曲げによるすべり係数の低下は小さいと考えられる．これより，図 13 の重ね継手を作用角 θ＝0° の継手として扱う．

すべり試験では荷重，ボルト軸力，相対変位を計測した．本試験では，図 13 のように両側の継手コバ面対称位置でクリップ型変位計により相対変位を計測しており，対称位置における相対変位の平均値ですべり判定を行った．すべりの定義はボルト位置の相対変位が 0.2mm に到達したときとし，そのときの荷重をすべり耐力とした．

締付け直後から載荷試験直前までの 24 時間のボルト軸力の経時変化と各ケースのすべり荷重，すべり係数 μ_0, μ_1 摩擦係数 μ_2 を表 4 にまとめている．すべり係数 μ_0, μ_1 摩擦係数 μ_2 は式(8)－(10)より算出している．

$$\mu_0 = \frac{P_{slip_fri}}{nmB_0} \tag{8}$$

$$\mu_1 = \frac{P_{slip_fri}}{nmN_1} \tag{9}$$

$$\mu_2 = \frac{P_{slip_fri}}{nmN_2} \tag{10}$$

ここで，

P_{slip_fri} ： 1 面摩擦接合継手のすべり耐力 (kN)
N_1 ： 試験前軸力 (kN)
N_2 ： すべり時軸力 (kN)

(a) 45°　ケース　(b) 60°　ケース　(c) 67.5°　ケース

(d) 75°　ケース　(e) 90°　ケース

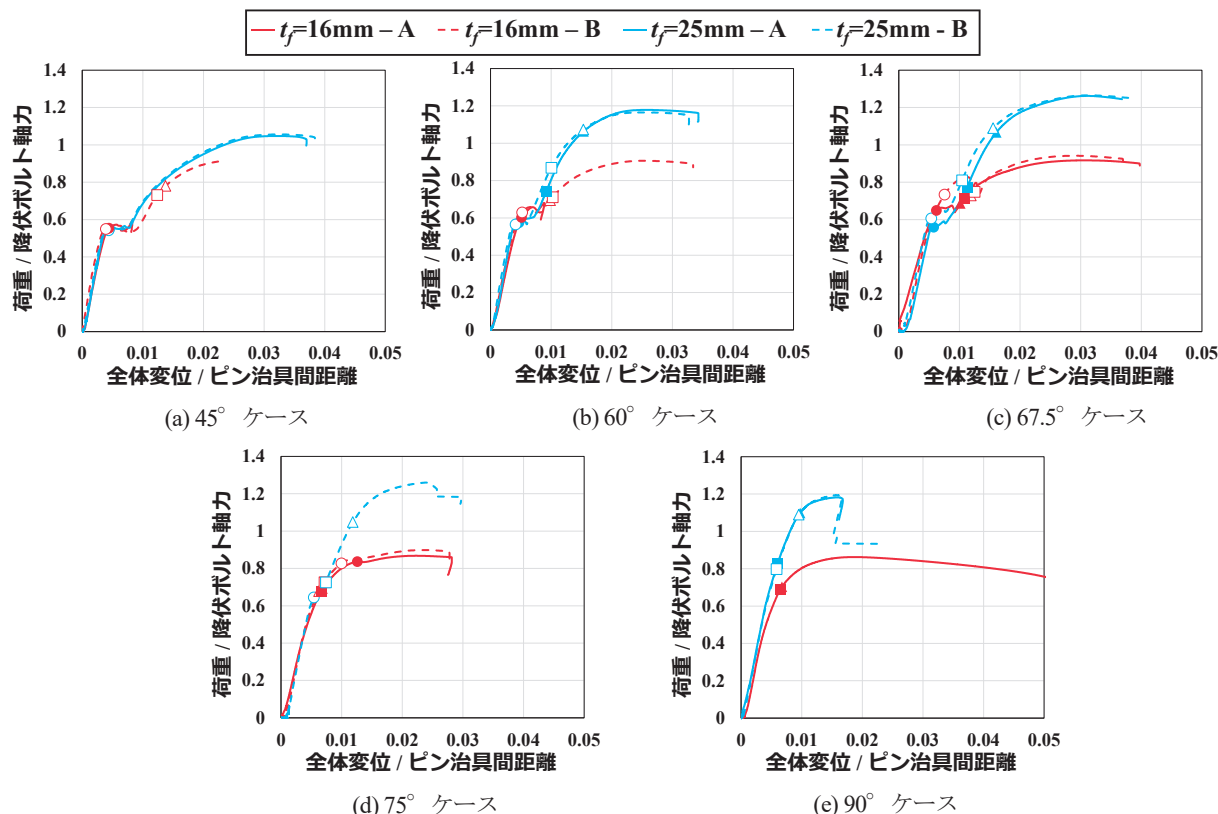



図 14　荷重－継手全体変位関係

n　：　ボルト本数 (n=4)
m　：　接合面数 (m=1)

すべり係数μ_0, μ_1 摩擦係数μ_2は板厚の違いによる大きな違いはみられなかった．いずれも道示のすべり係数 μ_d = 0.45 より大きく全供試体の平均で μ_0 = 0.84, μ_1 = 0.81 となった．

3.5　荷重－継手全体変位関係

各ケースの荷重と継手全体変位の関係を図 14 に示す．縦軸は荷重を 4 本の降伏ボルト軸力の公称値 (141×4=564kN)で除した無次元量, 横軸は変位計で計測した全体変位をピン治具間距離で除した無次元量とした．ピン治具間の距離は図 6 のように 2 つの変位計（SDP-50C）により計測した．t_f= 25mm – 75 – A, t_f = 16mm – 90 – B 試験体は載荷中に計測器が外れ，正確に計測できていなかったため，図中に示していない．図中の「●」，「▲」，「■」プロットはそれぞれすべり，継手フランジ降伏，ボルト降伏位置を表している．

図 14 より，θ = 45° から 67.5° ケースおよび，t_f = 25mm の θ = 75° ケースはすべりによる曲線の剛性変化が確認できる．θ=45° において，すべり発生までの継手の剛性とすべり耐力は，継手フランジ板厚の影響を受けていない．これは，t_f = 16mm と 25mm のいずれにおいても，すべり発生までにてこ反力が発生していなかったためと考えられる．また，θ = 60° と 67.5° では，すべり耐力は t_f = 16mm の方が大きいが，すべり発生までの継手の剛性は t_f = 16mm と 25mm で同じであった．θ = 90° では t_f = 25mm の継手の剛性が t_f = 16mm よりも大きい一般的な引張接合継手の挙動を確認できた．

3.6　継手耐力

表 5 に各ケースの新すべり耐力式で求めた設計値と実験値の継手耐力と使用限界モードを示す．設計値の新すべり耐力は式(6), (7)の μ に **3.3** の全ケースの μ_0 の平均値 0.84 を代入して求めたP_{slip_II}を cos θ で除した値とした．使用限界モードはボルト降伏耐力，継手フランジ降伏耐力，すべり耐力のうち最も小さい耐力で決定し，「B : ボルト降伏」,「F : 継手フランジ降伏」,「S : すべり」の 3 種類で表記している．**2.2** の実験ケースで想定した使用限界モードと，表 5 の設計で想定される使用限界モードが異なるが，これは式(6), (7)に代入するすべり係数 μ_0 の違いによるものである．表 5 の設計と実験の使用限界モードをみると，実験は作用角 θ がより大きいケースですべりが先行する傾向にある．これは，図 11 で継手ウェブ直下位置に接触圧が集中したことで，継手フランジ間の離間が生じにくく，ボルト降伏や継手フランジ降伏が起こりづらかったことや，てこ反力

表 5　各ケースの継手耐力と使用限界モード

ケース名			継手耐力（設計値） ボルト降伏耐力 (kN)	継手耐力（設計値） 新すべり耐力 (kN)	使用限界モード（設計）	継手耐力（実験値） ボルト降伏耐力 (kN)	継手耐力（実験値） 継手フランジ降伏耐力 (kN)	継手耐力（実験値） すべり耐力 (kN)	使用限界モード（実験）
t_f = 16mm	45°	A	448.6	304.4	S	-	-	312.5	S
		B				424.9	440.1	310.0	S
	60°	A	366.3	-	B	-	-	340.4	S
		B				429.4	391.7	355.0	S
	67.5°	A	343.3	-	B	431.9	387.2	366.3	S
		B				447.8	411.3	414.1	F
	75°	A	328.4	-	B	432.3	390.3	472.3	F
		B				452.7	382.2	466.6	F
	90°	A	317.2	-	B	438.4	396.5	-	F
		B				429.8	397.0	-	F
t_f = 25mm	45°	A	594.5	276.7	S	460.4	-	309.1	S
		B				449.5	-	306.5	S
	60°	A	485.4	306.3	S	454.9	599.5	324.0	S
		B				519.5	605.7	318.7	S
	67.5°	A	455.0	343.4	S	503.6	601.8	315.5	S
		B				499.2	614.8	342.1	S
	75°	A	435.2	-	B	543.0	593.7	366.7	S
		B				535.2	591.5	363.7	S
	90°	A	420.4	-	B	576.3	619.6	-	B
		B				551.8	614.5	-	B

※使用限界モードの表記　S：すべり，B：ボルト降伏，F：継手フランジ降伏
　使用限界モードに到達しなかったものは「 - 」で表記している

(a) t_f = 16mm　(b) t_f = 25mm　(c) t_f = 16mm と t_f = 25mm

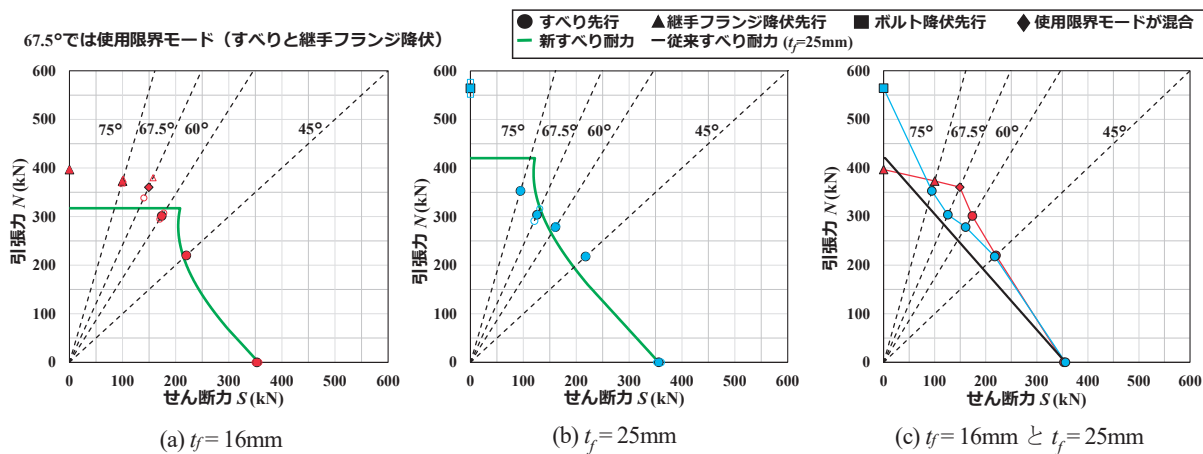



図 15　試設計結果と実験結果の相関耐力曲線

が小さくすべり耐力が上昇しづらかったことが要因と考えられる．

図 15 に設計の相関耐力曲線と t_f = 16mm, t_f = 25mm の実験結果の比較を示している．図 15 (a)より，t_f = 16mm では θ = 60° ケースのみ実験値が設計値を下回った．また，θ=90° ケースで実験のボルト降伏耐力が設計よりも大幅に高い．これらはすべて図 11 の継手ウェブ直下での接触圧の集中により，設計で予測されるほどのてこ反力が発生しなかったことが要因と考えられる．図 15 (b)より t_f = 25mm では θ =

図 16　荷重ーボルト軸力関係

(a) 離間量の平均方法　(b) t_f＝16mm　(c) t_f＝25mm

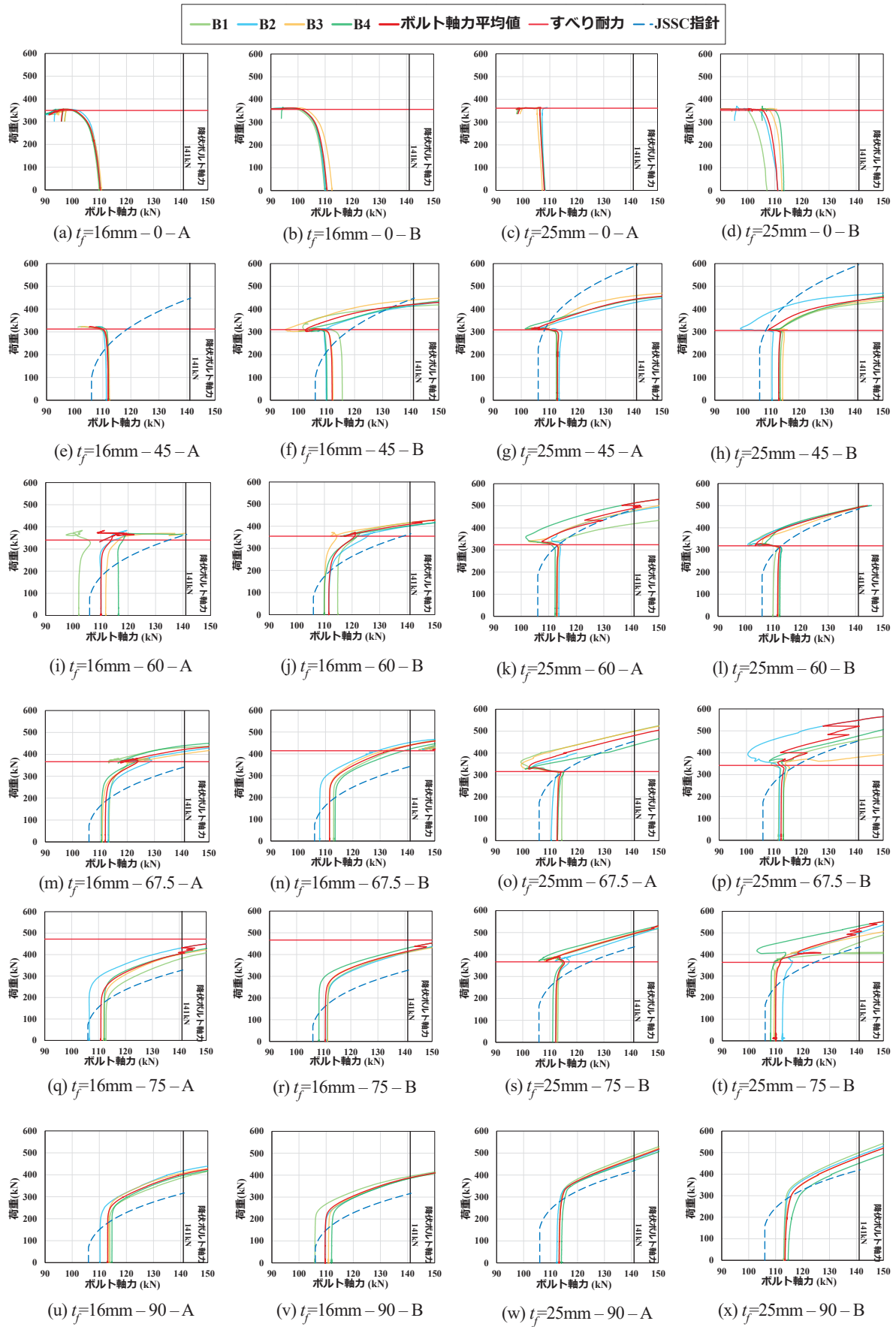
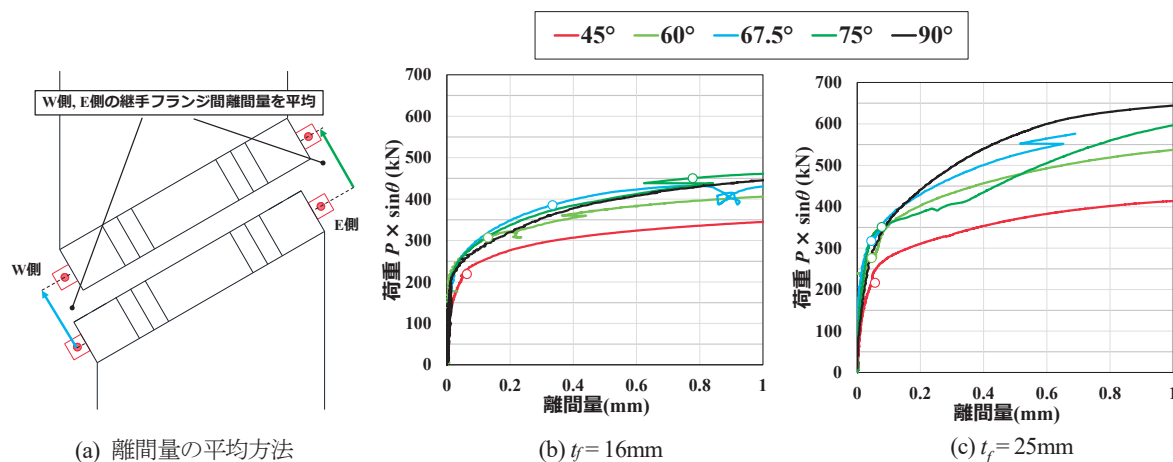



図 17　荷重－離間関係

67.5°，75° ケースで設計値を下回った．これは t_f = 16mm と同様にてこ反力が発生しづらく，予想したすべり耐力向上がみられなかったことが要因である．

図 15 (c)には，t_f = 16mm と t_f = 25mm の実験値と従来すべり耐力式より求めた相関耐力曲線を示している．すべり先行のケースに着目すると，本実験から得られたすべり耐力は従来すべり耐力よりも大きいことがわかる．特に，t_f=25mm の継手耐力は従来すべり耐力式の相関耐力曲線とおよそ平行に分布する文献[5, 6]と似た結果となり，てこ反力によるすべり耐力の上昇は観測されなかった．

θ＝45° から 75° に着目すると，t_f＝25mm よりも t_f＝16mm の継手耐力の方が大きいことがわかる．特に，継手耐力の差が最も大きい θ = 67.5° ケースでは，t_f = 16mm の継手耐力が t_f = 25mm よりも約 20% 増加する．これより，小さい継手フランジ板厚で継手耐力が上昇する作用角範囲が存在することを実験的に確認することができた．

3.7　ボルト軸力

図 16 に各ケースの荷重－ボルト軸力関係を示す．図 16 中には 4 本のボルトの軸力曲線，それらのボルト軸力の平均値，θ = 45° から 90° ケースでは JSSC 指針のボルト軸力推定式から得られたボルト軸力を示している．図中には，降伏ボルト軸力の公称値 (141kN)とすべり耐力も併せて示している．

θ = 90° ケースに着目すると，JSSC 指針のボルト軸力は実験値よりも小さい荷重で降伏ボルト軸力に達する．これは，図 11 の継手ウェブ直下に集中する接触圧により，実験でてこ反力が発生しづらかった影響が大きい．継手ウェブ直下で接触圧が集中する傾向は，図 11 より θ=90° 以外のケースも同様である．図 15 (a), (b)にて，実験のすべり耐力が新すべり耐力式のそれよりも小さくなったケースが存在するが，てこ反力が推定値よりも小さいことが主要因であることが図 16 のボルト軸力の曲線からも読み取れる．

θ = 0° ケースはすべり前後でポアソン効果による板やせにより，ボルト軸力が減少する．対して θ = 45° より大きい作用角 θ のケースではすべり前のボルト軸力減少はみられない．これはポアソン効果による板やせに反して，接合面角でわずかに離間が生じており，ボルト軸力の減少と増加が釣り合ったためである．特に図 15 (a)の 45° ケースが新すべり耐力式を下回らなかったのは，ポアソン効果に伴う軸力減少が発生しなかったことが要因と考えられる．

t_f＝16mm の θ＝60° から 75° のケースでは，すべりが生じるまでにボルト軸力が増加しており，てこ反力が発生している．対して，θ =75° 以下の t_f = 25mm のケースでは，すべりまではほとんどボルト軸力が増加しておらず，てこ反力が発生していないことが読み取れる．

3.8　離間量

図 17 に荷重－離間関係を示す．縦軸は接合面に対して鉛直方向成分の万能試験機荷重（Psinθ）としており，横軸は図 17 (a)のように，画像計測より取得した左右の継手ウェブ直下の継手フランジ間の離間量の平均値としている．各ケースのすべり耐力を「●」プロットで示す．一部曲線が滑らかではない箇所が存在するが，主すべり挙動をシャッター速度 3fps で撮影できなかったことが原因と考えられる．しかし，すべり時まで，もしくはすべりの生じない 90° ケースでは滑らかな曲線が描けている．

図 17 (b)より，すべりが生じるまでの θ = 45° から 75° ケースの曲線は θ = 90° ケースの曲線と大きな違いはみられない．また，θ=45° から 75° ケースはすべりの発生前に離間が生じていることがわかる．

(a) t_f=16mm – 0 - B　(b) t_f=16mm – 45 - B　(c) t_f=16mm – 60 - B　(d) t_f=16mm – 67.5 - A

(e)t_f=25mm – 0 - B　(f)t_f=25mm – 45 - B　(g)t_f=25mm – 60 - B　(h) t_f=25mm – 67.5 - A

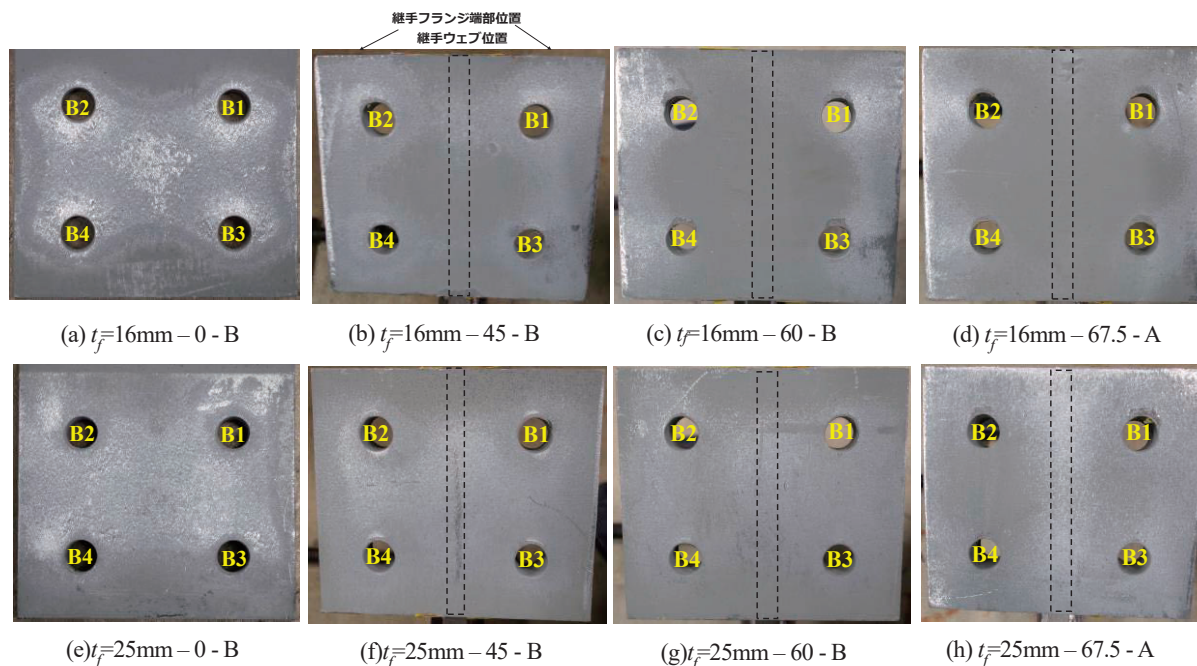



写真 2　試験後の接合面の状況

これからも，図 16 (e)～(h)のようなボルト軸力の変動がみられなかったのは，ポアソン効果によるボルト軸力の低下と離間によるボルト軸力の増加がつり合ったためと考えられる．なお，t_f=16mm は作用角が大きくなるにつれてすべり時の離間量は大きくなるが，t_f=25mm は作用角によらず，すべり時の離間量はほぼ一定であった．

3.9　供試体接合面の写真

試験後の接合面の状態を写真 2 に示す．写真は t_f = 16mm と t_f = 25mm の $\theta = 0°$，45°，60°，67.5° ケースであり，供試体片側の継手フランジの接合面の写真を示している．

写真 2 (a), (e)より，重ね継手 ($\theta = 0°$)のケースでは t_f = 16mm のほうが t_f = 25mm よりもボルト孔周りで無機ジンクリッチペイントの損傷の程度が大きいことがわかる．これは，板厚の小さい継手で接触圧が高くなることが要因である．

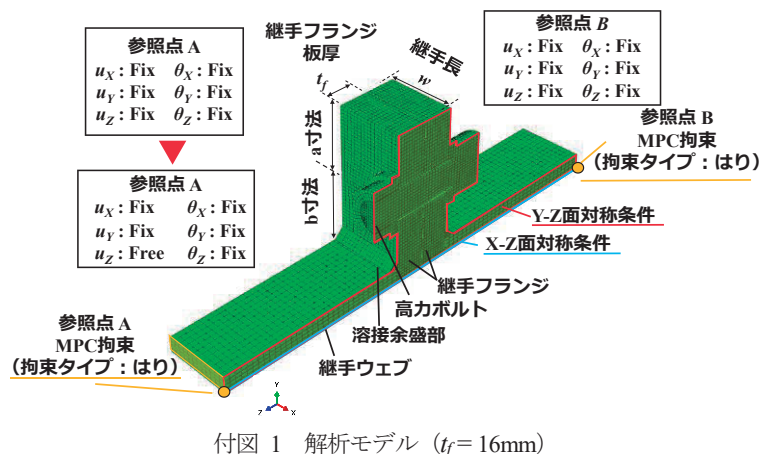
写真 2 (b), (c), (d)より，t_f = 16mm では図 11 で接触圧が集中した継手ウェブ直下位置でのすべり痕はほぼみられず，継手フランジ端部ですべり痕がみられる．これはすべり時に継手フランジ端部が接触していたためと考えられる．このように試験後の接合面の状態からも t_f = 16mm でてこ反力が発生していることがわかる．対して写真 2 (f), (g), (h)より t_f = 25mm では継手ウェブ位置で明瞭なすべり痕がみられた．これより，t_f=25mm ではすべり時に継手ウェブが接触した状態であり，てこ反力がほとんど発生せず，すべり耐力が新すべり耐力式を下回ったと考えられる．

4.　まとめ

本研究では，せん断と引張を受ける高力ボルト継手を対象とした静的載荷実験を実施し，著者らの提案した新すべり耐力で観測された，てこ反力によるすべり耐力の上昇と，継手フランジ板厚の減少に伴うすべり耐力の上昇について，実験的な検証を行った．本研究で得られた主な結論を以下にまとめる．

1) 本実験で得られたすべり耐力は，従来すべり耐力式から得られるすべり耐力を下回ることはないものの，提案した新すべり耐力式のすべり耐力を下回るケースはいくつかみられた．これは継手ウェブと継手フランジの溶接後に生じる継手フランジの変形により，継手ウェブ直下に生じる高い接触圧の影響が大きいと考えられる．著者らの提案した新すべり耐力式の適用性については現状課題が残る結果となった．
2) t_f = 16mm では，すべりが起こる前にてこ反力の影響でボルト軸力が上昇し，それに伴ってすべり耐力も上昇した．また，t_f=25mm のすべり耐力より t_f = 16mm のすべり耐力が大きくなるケースが存在した．これより，継手フランジ板厚を小さくすることで，特定の作用角範囲ですべり耐力が向上することを実験的にも明らかにできた．

付図 1　解析モデル（t_f = 16mm）

付図 2　応力ーひずみ曲線

本実験では，一部ケースで新すべり耐力式で予測されるほどのすべり耐力の向上が確認できなかった．これは溶接後の熱変形による接触面不陸によって継手ウェブ直下に生じる，高い接触圧の影響が大きいと考えられる．今後は，接触面不陸によらずてこ反力を生じさせることのできる構造諸元について検討し，さらなるすべり耐力の向上が可能であるかを実験的に検証する予定である．

謝辞

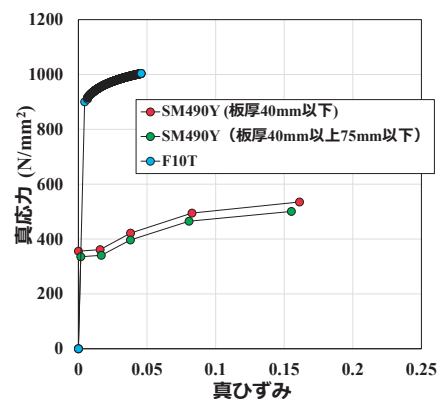
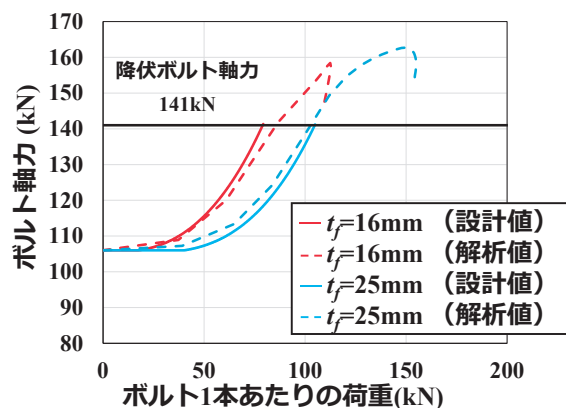
本実験は公益財団法人大畑財団の研究助成を受けて実施されたものです．ここに記して謝意を表す．

付録　てこ反力算定式の適用性検証

本研究で使用した JSSC 指針のてこ反力算定式の適用範囲は, ボルト径 22mm, a 寸法と b 寸法が 50mm の継手に限定される．M16 を用いた実験供試体（d = 16mm, a = b = 35mm, w = 70mm）における JSSC 指針の適用性を確認するため，FEM 解析を行った．

付図 1 に継手の 1/4 領域をモデル化した解析モデルを示す．Abaqus2023 を使用し，境界非線形を考慮した弾塑性有限変位解析を実施した．付図 2 に使用した応力ひずみ曲線を示す．継手フランジ間の静止摩擦係数は 0.45 を与え，継手フランジー座金間と座金ーボルトヘッド・ナット間は節点共有とした．

解析ステップはボルト軸力導入段階と引張荷重導入段階の 2 段階とし，引張荷重は付図 1 の参照点 A に Z 方向の強制変位を与えて再現した．参照点 B で Z 方向の移動以外・回転を固定している．また，参照点と継手ウェブ端面間を MPC 拘束により結合した．要素は文献[14]を参考に継手フランジ板厚方向に 8 分割，継手フランジ板厚方向に 15 分割，ボルトの要素サイズは呼び径の 1/12 とした．

付図 3 の解析値と JSSC 指針の荷重ーボルト軸力

付図 3　解析値と JSSC ボルト軸力の比較

曲線をみると，降伏ボルト軸力までは継手フランジ板厚によらず両者の誤差は 10%未満で，M22 継手の誤差[15]と同程度であった．この結果より，本供試体で JSSC 指針のてこ反力算定式を適用可能と考えた．

参考文献

[1] Soshi Kato, Yuma Sugimoto, Hiroshi Onishi: Slip strength improvement of high-strength bolted joints subjected to shear and tension with FEM, Proceedings of the 12th International Symposium on Steel Structures, pp.283-286, 2023.

[2] 日本道路協会：道路橋示方書・同解説書 II 鋼橋・鋼部材編，2017.
Japan Road Association: Specifications for highway bridges (part II (steel bridges)), 2017.

[3] 日本建築学会：鋼構造接合部設計指針，2021.
Architectural Institute of Japan: AIJ recommendations for design of connection in steel structures, 2021.

[4] 日本鋼構造協会：橋梁用高力ボルト引張接合設計指針，2004.
Japanese Society of Steel Construction (JSSC): Recommendation for Design of High Strength Tensile Bolted Connection for Steel Bridged, 2004.

[5] 仲威雄，吉本昌一： 2092 高張張ボルト接合に関する研究：引張とせん断を同時にうける接合部実験（構造），日本建築学会論文報告集，第66 号, pp.577-580， 1960.
(DOI: https://doi.org/10.3130/aijsaxx.66.1.0_577)
T. Naka, S. Yoshimoto: 2092) Research on High Strength Bolted Joint subjected to tension and shear loading (Structure), Transactions of the Architectural Institute of Japan, pp.577-580, 1960.

[6] 井上智晶，青木博文，青田晃治，寺門三郎：建築構造用 590Nmm2 級高張力鋼の高力ボルト摩擦接合部におけるすべり耐力，日本建築学会，構造工学論文集 B，Vol.40, pp.517-526，1994.
T. Inoue, H. Aoki, K. Aota, S. Terakado : Slip strength at bolted friction joints of high strength steel (590N.mm^2 class) for building structures, Journal of structural engineering. B., Vol.40, pp.517-526, 1994.

[7] 日本産業規格：金属材料引張試験方法，JIS Z 2241，2011.
Japanese Industrial Standards: Metallic materials-tensile testing-Method of test at room temperature, JIS Z 2241, 2011.

[8] 日本産業規格：摩擦接合用高力六角ボルト・六角ナット・平座金のセット，JIS B 1186, 2013.
Japanese Industrial Standards: Sets of high strength hexagon bolt, hexagon nut and plain washers for friction grip joints, JIS B 1186, 2013.

[9] 高井俊和, 森山仁志, 山口隆司, 山本佑大：1 面摩擦高力ボルト摩擦接合継手の荷重作用時の面外変形に注目した力学的挙動に関する解析的研究, 構造工学論文集 A, Vol. 64, pp.636-649, 2018.
(DOI: https://doi.org/10.11532/structcivil.64A.636)
T. Takai, H. Moriyama, T. Yamaguchi, Y. Yamamoto: Analytical study on mechanical behavior of high strength bolted frictional joints with single frictional surface focused on lateral deformation due to load applying, Journal of structural engineering. A., Vol. 64，pp.636-649，2018.

[10] 岑山友紀，杉本悠真，東博年，江頭慶三，杉田圭哉, 山口隆司：フィラープレートによる 2 列配置高力ボルト引張継手の高強度化に関する検討, 構造工学論文集 A，Vol. 65，pp.351-364，2019.
(DOI: https://doi.org/10.11532/structcivil.65A.351)
Y. Mineyama, Y. Sugimoto, H. Azuma, K. Egashira, K. Sugita, T. Yamaguchi: Study on the strength of high strength bolted tensile joints with two bolt lines inserting the filler plates, Journal of structural engineering. A., Vol. 65，pp.351-364，2019.

[11] 杉本悠真，山口隆司：高力ボルト多列配置型引張継手における補剛リブの強度向上効果，構造工学論文集 A，Vol. 67，pp.309-322，2021.
(DOI: https://doi.org/10.11532/structcivil.67A.309)
Y. Sugimoto, T. Yamaguchi: Effect on strength improvement of stiffener on tensile type bolted joints with multiple high strength bolt rows, Journal of structural engineering. A., Vol. 67，pp. 309-322，2021.

[12] 網谷岳夫，内田大介，平野雄大，関根英人：太径高力ボルト摩擦接合継手のすべり係数に対する添接板厚・ボルトピッチの影響，構造工学論文集 A，Vol.68A，pp.361-373，2022.
(DOI: https://doi.org/10.11532/structcivil.68A.361)
T. Amitani, D. Uchida, T. Hirano, E. Sekine: Effect of splicing plate thickness and bolt pitch on the slip coefficient of friction type large diameter high strength bolted connections, Journal of structural engineering. A., Vol. 68，pp.361-373，2022.

[13] 網谷岳夫，森猛，小林裕介：摩擦接合重ね継手のすべり耐力と降伏耐力に関する解析的検討，鋼構造論文集，Vol. 24，No. 96，pp.45-54，2017.
(DOI: https://doi.org/10.11273/jssc.24.96_45)
T. Amitani, T. Mori, Y. Kobayashi: Analytical study on slip and yield resistance of bolted friction lap joint, Vol. 24，No. 96，pp.45-54，2017.

[14] 杉本悠真，山口隆司：スプリットティー継手における FEM 解析のベンチマークモデルの検討，鋼構造論文集，Vol.29，No.115，pp.65-79，2022.
(DOI: https://doi.org/10.11273/jssc.29.115_65)
Y. Sugimoto, T. Yamaguchi: Benchmark model for 3D-FE analysis of high strength bolted split-tee joint, Vol.29, No.115, pp.65-79, 2022.

[15] 杉本悠真, 山口隆司；3 次元 FEM 解析を用いた高力ボルトスプリットティー継手の降伏耐力式の提案，鋼構造論文集，Vol27，No.108，pp67-81，2020.
(DOI: https://doi.org/10.11273/jssc.27.108_67)
Y. Sugimoto, T. Yamaguchi: Proposal of yield strength formula for high strength bolted split tee joints by 3D - FE model, Vol27，No.108，pp67-81，2020.

（2025 年 1 月 21 日原稿受理）